IGM87D-204-560-G
CNRC 27571

REVUE SUR L'ÉROSION DES MATÉRIAUX

VERSION PRÉLIMINAIRE

Par:

Sylvain Turenne et Jacques Masounave

Institut de génie des matériaux
Conseil national de recherches Canada
75 boul. de Mortagne
Boucherville (Québec)
J4B 6Y4

REVUE SUR L'ÉROSION DES MATÉRIAUX

RÉSUMÉ

Dans cette revue sur l'érosion des matériaux, les principales théories pour quantifier l'arrachement de matière seront discutées. Nous examinerons les variables affectant le taux d'érosion ainsi que les paramètres que l'on peut contrôler lors d'un essai d'usure par érosion. Ainsi, nous notons qu'il est important de bien caractériser les particules abrasives, le fluide qui porte ces particules et le matériau cible. Une dernière partie traite des matériaux rencontrés dans des applications nécessitant de bonnes résistances à l'érosion. La réponse de ces matériaux sera associée à la classe de matériaux (métaux, céramiques et polymères) à laquelle ils appartiennent.

TABLE DES MATIÈRES

Table des matières.....i

Liste des figures.....ii

I- Définition de l'érosion.....1

II- Premiers modèles.....2

III- Modèles plus récents.....10

IV- Paramètres importants.....13
1) L'angle d'incidence.....16
2) Vitesse des particules.....16
3) Taille des particules.....16
4) Caractéristique du fluide.....17
5) Concentration volumique des particules.....19
6) Dureté et morphologie des particules.....20
7) Influence du temps d'exposition.....20
8) Influence de la température.....20
9) État métallurgique de la cible.....21

V- Problèmes dans l'étude de l'érosion.....22

VI- Matériaux utilisés.....23
1) Métaux.....23
2) Céramiques.....24
3) Polymères.....27

Bibliographie.....30

LISTE DES FIGURES

Figure 1 Courbe théorique de f(α) (proportionnel au taux d'érosion W = dW/dM) en fonction de l'angle d'incidence α. Les points expérimentaux ont été obtenus pour un acier SAE 1020 (d'après Engel 1976).....page 4

Figure 2 a) Variation de masse de la cible en fonction de la masse d'abrasif utilisée sur un acier SAE 1020. Particules: SiC, d = 0,25 mm, v = 76 m/s (d'après Engel 1976).

b) Angle d'incidence réel α', plus petit que l'angle apparent α.....page 5

Figure 3 Courbes d'érosion typiques pour (a) un matériau ductible et (b) pour un matériau dur et fragile (d'après Engel 1976).....page 7

Figure 4 Évolution de la réponse W(α) passant d'un matériau ductile à un matériau fragile.....page 9

Figure 5 a) Dommage causé sur un acier par une particule de verre en incidence normale (1-3) et en incidence de 30° (2-4).

b) Illustration des composantes primaire et secondaire de l'érosion (d'après Tilly et Sage 1970).....page 11

Figure 6 Séquence d'érosion par formation de plaquettes sur un matériau ductile (d'après Levy 1986).....page 14

Figure 7 Vue en coupe de la surface érodée d'un matériau ductile (d'après Levy 1986).....page 15

LISTE DES FIGURES (suite)

Figure 8 Profil de dureté sour la surface érodée d'un aluminium 1100-0. Particules: SiC, d = 250-300 µm, v = 60 m/s. Dureté du métal de base, 45 HDP 5 (d'après Levy 1986).....page 15

Figure 9 Distributions des vitesses et des angles d'incidence pour des particules portées par l'air ayant une vitesse de 104 m/s (d'après Engel 1976).....page 18

Figure 10 Dommage observé en surface pour des matériaux fragiles.....page 26

Figure 11 Pompe à boues abrasives d'Allis Chalmers de type SRL-C 12x10x25. Les numéros de pièces encadrés correspondent aux parties internes servant de revêtement.....page 29

I- DÉFINITION DE L'ÉROSION

Dans le vaste domaine de la tribologie, on retrouve l'usure qui peut être définie comme étant une perte de matière non désirable à la surface d'un matériau soumis à des interactions mécaniques, chimiques ou thermiques par l'entremise d'un autre matériau. Plusieurs types d'usure peuvent être définis; parmi les plus fréquents, on retrouve l'usure par friction, l'usure abrasive, l'usure par impact et l'érosion. Chacun de ces types d'usure entraîne plusieurs mécanismes d'usure qu'il n'est pas opportun de décrire ici.

L'usure par érosion sera le sujet développé dans cette revue. L'érosion se définit plus particulièrement comme étant un type d'usure causé par un bombardement de la surface du matériau par des particules portées par un fluide (eau ou air par exemple). L'aspect microscopique des mécanismes d'usure est une des caractéristiques importantes de l'usure par érosion. Pour un angle d'incidence des particules de 90°, l'érosion peut se comparer à l'usure par impact, quoique ce dernier type d'usure considère généralement un impact par un corps de dimension plus importante. Pour des angles d'incidence se rapprochant de 0°, l'érosion peut être comparée à l'usure abrasive sans charge perpendiculaire à la surface. Les résultats observés en usure abrasive devraient donc être reliés en partie à ceux observés en érosion (Misra et Finnie, 1981).

Le bombardement d'une surface par des particules peut parfois être utilisé de façon avantageuse. Les procédés de grenaillage (shot peening) et de sablage par jet (sand blasting) en sont deux exemples dont l'usage se fait à grande échelle.

Un phénomène de corrosion peut s'ajouter à celui d'érosion pour augmenter le taux d'usure des conduits à boues abrasives (slurry). L'usure totale, dans beaucoup de cas, n'est pas seulement la somme des effets dûs à l'érosion et à la corrosion (Truscott 1979). Ceci est relié au fait que la corrosion devient plus efficace quand les particules attaquent la couche corrodée protectrice, laissant une surface "fraîche" face au milieu corrosif. De plus, l'érosion

est facilitée par la présence d'une couche corrodée généralement fragile et poreuse. L'étude de l'érosion-corrosion est donc relativement complexe et ne sera pas couverte par cette revue sur l'érosion. L'effet de la corrosion est d'ailleurs contourné par plusieurs auteurs par l'ajout d'un inhibiteur à la boue abrasive servant aux tests.

II- PREMIERS MODÈLES D'ÉROSION

Certains modèles ont été développés pour tenter de quantifier la perte de matière due à l'érosion. Une bonne revue des premiers modèles théoriques peut être trouvée dans le livre de Engel: "Impact Wear of Materials" (1976).

Le premier modèle proposé par Finnie (1958) considère qu'une particule anguleuse frappant la surface sous un angle d'attaque α coupe un copeau de la surface comme le ferait un outil coupant. Ce mécanisme de microcoupage étendu à une masse totale M de particules de masses individuelles m conduit à un enlèvement de matière. Le calcul de Finnie consiste à évaluer le volume du copeau pour un angle α et une vitesse d'incidence donnés. Il subdivise ce mécanisme selon deux scénarios différents: 1) la particule coupe la surface et en ressort avec une vitesse non nulle; 2) la particule s'enfonce en formant un copeau et quitte la surface avec une vitesse presque nulle, l'énergie cinétique étant convertie entièrement en énergie de déformation. Ces deux processus sont délimités par un angle d'incidence caractéristique α_0; pour des angles plus faibles que α_0, on aura une vitesse non nulle après coupe (1er processus) et pour un angle d'incidence plus grand que α_0, le deuxième processus sera prédominant. À partir de ces considérations, Finnie trouve les expressions suivantes pour la perte de volume W:

$$W = \frac{Mv^2}{2p}\left(\frac{\sin 2\alpha - 3\sin^2\alpha}{2}\right) \qquad 0 < \alpha \leq \alpha_0$$

$$W = \frac{Mv^2}{2p}\left(\frac{\cos^2\alpha}{6}\right) \qquad \alpha_0 \leq \alpha < 90°$$

avec p, la pression tangentielle à la surface agissant sur le copeau lors de la coupe et un angle α_0 se situant autour de 20°. L'évolution de W (m^3) peut être décrite par une fonction de l'angle α:

$$W = \frac{Mv^2}{2p} \; f(\alpha)$$

où la fonction $f(\alpha)$ se comporte tel que montré à la figure 1.

Pour un angle d'attaque de 90°, le modèle de Finnie prévoit un taux d'érosion nul. Les résultats expérimentaux portés sur la figure 1 montrent que le taux d'érosion à 90° est non négligeable. Finnie associe cette différence à l'état réel de la surface lors du bombardement. Finnie montre qu'effectivement, il y a un temps d'incubation (figure 2a) associé à un angle près de 90°. Il associe ce temps d'incubation au traitement de la surface nécessaire pour que les particules puissent attaquer la surface sous des angles réels différents de 90° (figure 2b) et ainsi obtenir un taux d'érosion constant. Il est bien entendu que cette théorie s'applique au cas des matériaux ductiles du fait qu'ils subissent une coupe associée à une déformation plastique importante. La plupart des auteurs observent une faible influence du durcissement par écrouissage sur le taux d'érosion (Finnie et al. 1967 et 1979). Ceci pourrait être relié au fait que de toute façon, la surface subit un écrouissage important et que le taux d'érosion dépend de la dureté de la surface et non de celle du métal sous cette dernière. De plus, même si la dureté du métal est augmentée suite à l'écrouissage, la limite d'élasticité n'augmente pas beaucoup pour les matériaux à faible coefficient de durcissement par écrouissage. Pour un acier 1075 laminé à froid avec des réduction de 20, 40, 60 et 80%, Levy (1981) observe une augmentation du taux d'érosion initial lorsque l'écrouissage augmente. Le taux d'érosion en régime permanent tend vers la même valeur dans tous les cas. Notons finalement que le taux d'érosion ne change pratiquement pas suite à des traitements thermiques (Finnie et al. 1967); ceci semblant indiquer que le module d'Young est peut-être une propriété importante à considérer. Il est cependant possible de prévoir un changement important du taux d'érosion lorsque le

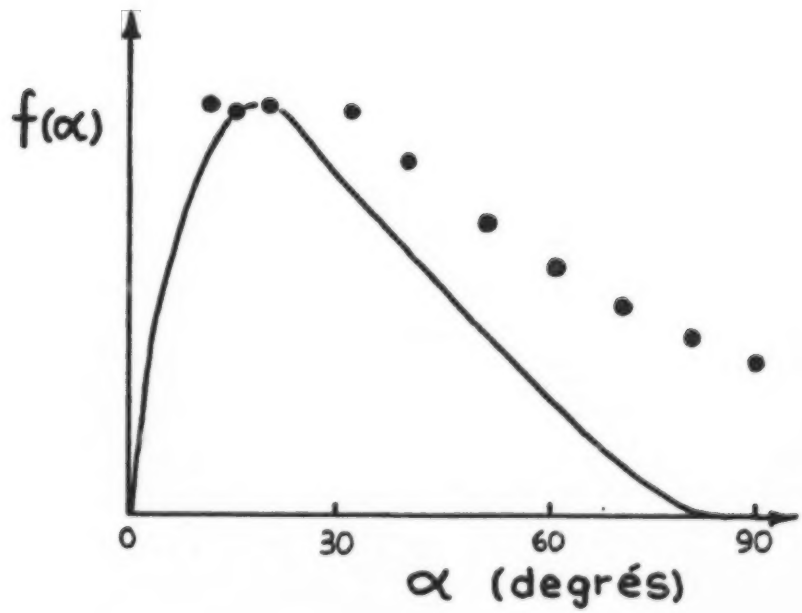

Figure 1 Courbe théorique de f(α) (proportionnel au taux d'érosion $\dot{W} = dW/dM$) en fonction de l'angle d'incidence α. Les points expérimentaux ont été obtenus pour un acier SAE 1020 (d'après Engel 1976).

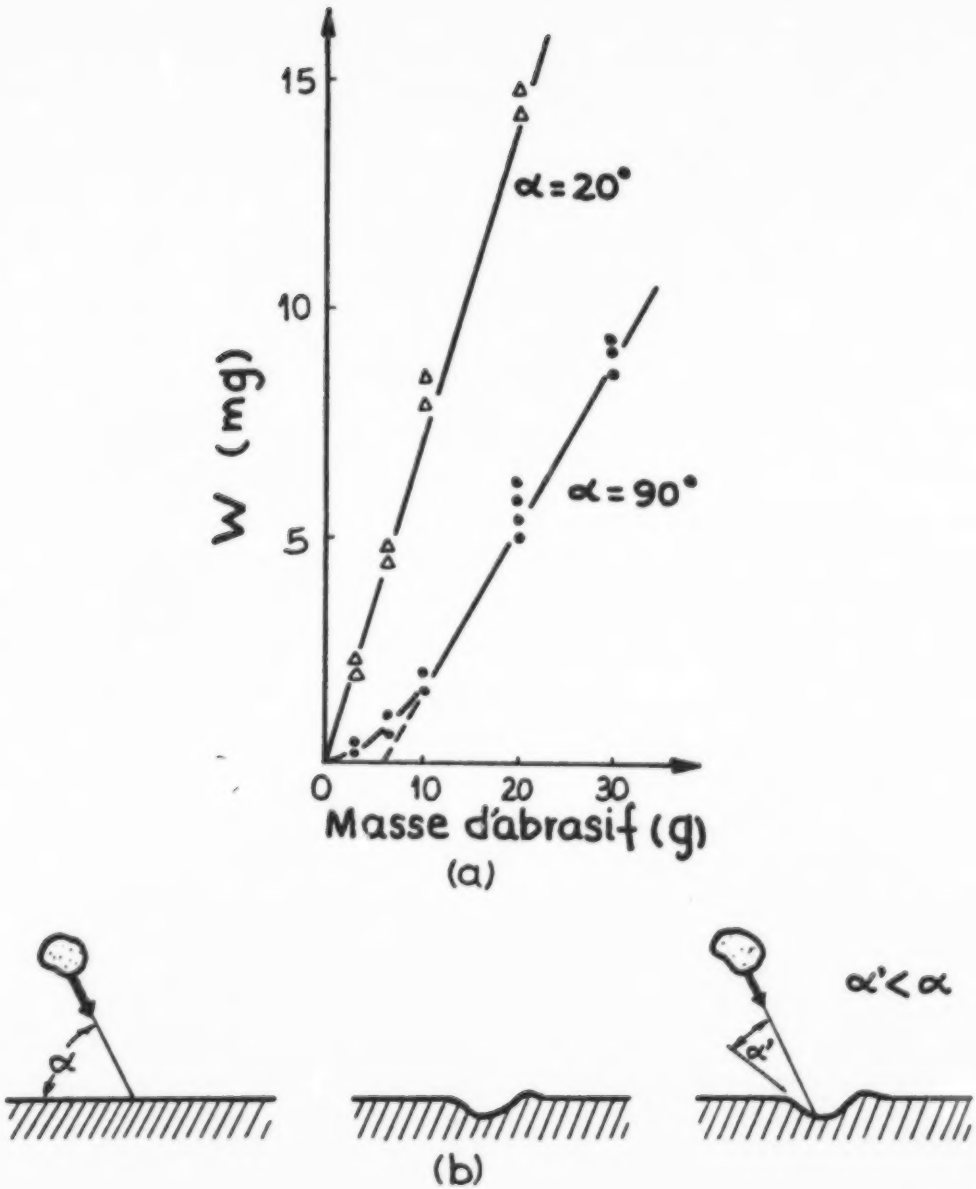

Figure 2 a) Variation de masse de la cible en fonction de la masse d'abrasif utilisé sur un acier SAE 1020. Particules: SiC, d = 0,25 mm, v = 76 m/s (d'après Engel 1976).

b) Angle d'incidence réel α' plus petit que l'angle apparent α.

traitement thermique conduit à une modification importante de la microstructure.

Pour une incidence près de 90°, on ne devrait pas s'attendre à voir un sillon relié à la microcoupe du fait que la composante tangentielle de la vitesse de la particule est négligeable. Bitter (1963) propose un principe de superposition de deux mécanismes responsables de l'usure par érosion; un mécanisme de coupe et un de déformation. Cette supposition vient de l'observation expérimentale des courbes $W(\alpha)$ dans lesquelles les comportements ductiles et fragiles sont bien distincts (figure 3). On observe de plus des comportements intermédiaires entre ceux ductiles et fragiles. Le calcul de Bitter est basé sur la dissipation de l'énergie de déformation plastique. Il postule que l'usure (en m^3) est égale à l'énergie plastique dissipée, divisée par un facteur d'usure qui est fonction du matériau. Ce facteur d'usure est une quantité d'énergie requise pour arracher un élément de volume (J/m^3). On aura donc:

$W_C = U_C/\emptyset$ associé au mécanisme de coupe

$W_D = U_D/\varepsilon$ associé au mécanisme de déformation.

Son calcul basé sur un bilan énergétique donne les équations suivantes:

$$W_D = \frac{M}{2\varepsilon}(v\sin\alpha - K_1)^2 \qquad \text{déformation}$$

$$\text{Pour } \alpha < \alpha_0 \qquad W_{C_1} = \frac{2MC\,(v\sin\alpha - K_1)^2}{\sqrt{v\sin\alpha}}\left(v\cos\alpha\,\frac{C(v\sin\alpha - K_1)^2}{\sqrt{v\sin\alpha}}\,\emptyset\right)$$

$$\text{Pour } \alpha > \alpha_0 \qquad W_{C_2} = \frac{M}{2\emptyset}\left(v^2\cos^2\alpha - K_2\,(v\sin\alpha - K_1)^{3/2}\right)$$

où α_0 est l'angle déterminant le mécanisme de coupe en jeu et K_1, K_2 des constantes. À partir de ces fonctions $W(\alpha)$, on peut évaluer l'allure des courbes en considérant un matériau ductile et un matériau fragile (figure 3). Nous notons d'après ces résultats que:

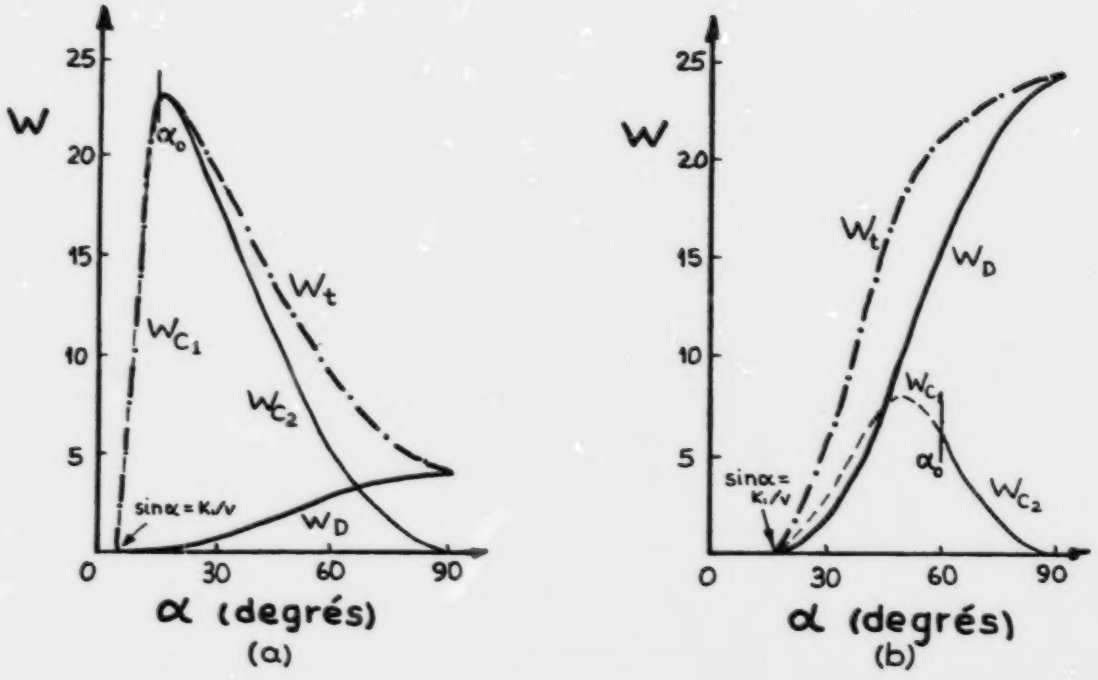

Figure 3 Courbes d'érosion typiques pour (a) un matériau ductile et (b) pour un matériau dur et fragile (d'après Engel 1976).

1) l'usure par déformation est plus importante aux angles d'incidence élevés

2) la valeur de α_0 augmente lorsque le matériau devient fragile

3) la courbe $W(\alpha)$ peut être envisagée comme étant la somme des deux mécanismes pondérés par leur importance relative associée à chaque matériau.

La théorie de Bitter, contrairement à celle de Finnie, explique la valeur non négligeable de W pour $\alpha = 90°$ dans le cas des matériaux ductiles.

Neilson et Gilchrist (1968) simplifient grandement les équations de Bitter en conservant le terme de déformation tel quel:

$$W = \begin{cases} \dfrac{\frac{1}{2}M(v^2\cos\alpha - \bar{v}_p^{\,2})}{\emptyset} + \dfrac{\frac{1}{2}M\,(v\sin\alpha - K_1)^2}{\varepsilon} & \alpha < \alpha_0 \\ \dfrac{\frac{1}{2}Mv^2\cos^2\alpha}{\emptyset} + \dfrac{\frac{1}{2}M\,(v\sin\alpha - K_1)^2}{\varepsilon} & \alpha > \alpha_0 \end{cases}$$

Ces auteurs décrivent une procédure pour évaluer les constantes ε, $\emptyset$, $\bar{v}_p$ et K_1. Pour certaines valeurs de ces constantes, on peut obtenir tous les types de courbes $W(\alpha)$ en passant des cas limites ductile à fragile (figure 4).

Finnie et al. (1979) donnent la réplique à Bitter (1963) et Neilson et Gilchrist (1968) en mentionnant que leurs considérations ne sont en fait que du "curve fitting" du fait qu'elles sont exprimées sous forme d'équations mêlant l'érosion des matériaux ductiles et fragiles. Selon Finnie et al., les mécanismes associés à chaque type de matériau sont très différents et ne devraient pas être traduits sous forme d'une équation générale.

Tilly et ses collaborateurs (1969, 1970 et 1973) décrivent le phénomène

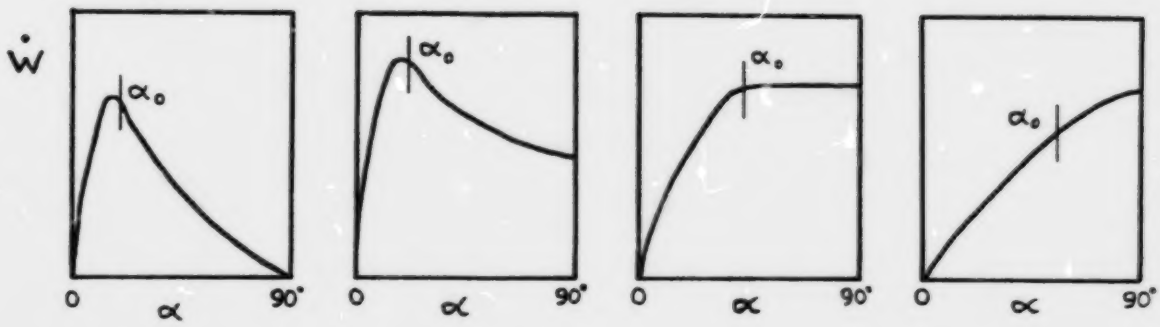

Figure 4 Évolution de la réponse $\dot{W}(\alpha)$ passant d'un matériau ductile à un matériau fragile.

de l'érosion selon des mécanismes d'érosion primaire et secondaire. Le mécanisme primaire est associé à l'arrivée de la particule sur la surface selon l'angle d'incidence imposé. Ces auteurs observent la fragmentation de la particule (après son contact avec la surface) qui conduit à un déplacement radial des fragments par rapport au point d'impact. L'usure associée aux fragments est définie comme étant l'érosion secondaire. Le rôle des fragments dans l'érosion secondaire consiste à arracher le bourrelet formé par la particule lors de l'érosion primaire. Pour des angles d'incidence faibles, le bourrelet se forme préférentiellement dans la direction du mouvement tangentiel de la particule primaire. La quantité de mouvement de celle-ci dans cette direction sera transférée aux fragments qui pourront arracher le bourrelet d'une façon plus efficace (figure 5a). Tilly (1973) explique ainsi l'allure de la courbe $W(\alpha)$ par une superposition des mécanismes d'érosion primaire et secondaire, le deuxième étant plus efficace pour les angles se rapprochant de 90° (figure 5b). Le maximum de la courbe d'érosion primaire s'explique de la même façon que celui obtenu par le modèle de Finnie (Tilly 1973). L'importance de l'érosion secondaire pourrait être la cause des variations importantes sur l'exposant de la vitesse des particules.

III- MODÈLES PLUS RÉCENTS

Certains modèles, plus récents, tentent de caractériser la résistance à l'érosion des matériaux en fonction de propriétés ou paramètres physiques et métallurgiques. Ainsi, un modèle d'érosion par particules sphériques en incidence normale a été proposé par Hutchings (1981). Son modèle associe la perte de matière à une déformation plastique critique de la surface; cette déformation critique ε_f est atteinte suite à une accumulation de petites déformations $\Delta\varepsilon$ et suivant la loi de Coffin-Manson en fatigue oligocyclique:

$$N_c = (\varepsilon_f/\Delta\varepsilon)^2$$

où N_c est le nombre d'impacts requis pour enlever un élément de volume. Ce modèle basé sur des considérations de fatigue oligocyclique ne tient pas

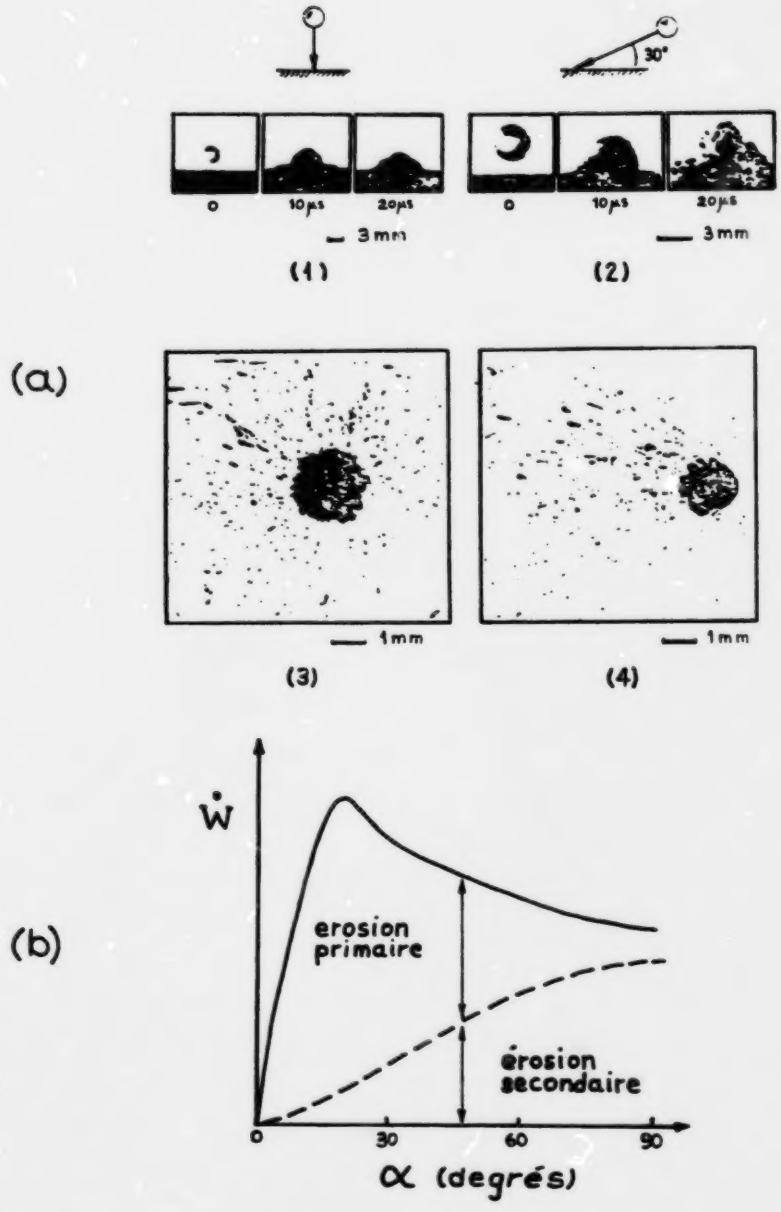

Figure 5 a) Dommage causé sur un acier par une particule de verre en incidence normale (1-3) et en incidence de 30° (2-4).

b) Illustration des composantes primaire et secondaire de l'érosion (d'après Tilly et Sage 1970).

compte du mécanisme d'enlèvement de matière. Le modèle de Hutchings prévoit une bonne résistance à l'érosion pour des matériaux ayant des "ductilité et dureté dynamiques" élevées; ces deux paramètres ne s'évaluent cependant pas par les méthodes conventionnelles comme pour la ductilité et la dureté. La dureté dynamique d'un métal peut être évaluée par une mesure d'empreinte laissée par une sphère projetée sur la surface avec une vitesse suffisamment grande. La ductilité dynamique (correspondant à ε_f) ne peut être encore évaluée indépendemment et doit être estimée théoriquement (Hutchings 1981). Ces deux paramètres sont sensibles à la vitesse de déformation et à la température, entre autres.

Un modèle proposé par Sundararajan et Shewmon (1983) est aussi basé sur une déformation critique d'un élément de volume. C'est la seule analogie qui existe par rapport au modèle de fatigue de Hutchings. Sundararajan et Shewmon associent la déformation d'un élément de volume à la localisation de la déformation résultant de l'impact d'une particule avec la surface. Ces auteurs considèrent que la déformation est de plus en plus importante en allant vers la surface du matériau. Un élément de volume arraché aura donc subit une suite de déformations de plus en plus grandes lorsque le régime permanent est atteint (taux d'érosion constant) et que l'élément de volume se rapproche de la surface.

C'est cet aspect du modèle qui diffère de celui de Hutchings où la déformation de l'élément de volume est constante, quelque soit sa profondeur dans la zone déformée. Le taux d'érosion prédit par le modèle de fatigue tend donc à être surévalué du fait que l'influence de l'impact d'une particule est plus grande à la surface que sous celle-ci. L'avantage du modèle de localisation de la déformation réside dans le fait qu'il tient compte des propriétés thermiques du matériau cible. Il ne tient cependant pas compte du cas des matériaux polyphasés et il est développé pour un angle d'incidence de 90°. Le modèle peut être adapté à incidence différente de la normale en considérant la position du bourrelet formé par la particule sur la surface.

En résumé, le taux d'érosion est contôlé par la rupture des bourrelets

selon le modèle de fatigue et par la formation de ceux-ci selon le modèle de localisation de la déformation.

Un récent modèle proposé par Levy (1986) décrit l'érosion des matériaux ductiles comme étant reliée à la formation de plaquettes (platelets) par déformation plastique. Les plaquettes sont formées par forgeage lorsque les particules arrivent à la surface (figure 6). Au début du bombardement, et en même temps que la formation des plaquettes se produit, il y a durcissement par écrouissage de la couche sous la surface. Lorsque cette couche est bien formée, elle agit comme enclume et la couche juste au dessus peut être déformée plus efficacement; ceci correspond à l'érosion en régime permanent. Lors du "forgeage" (formation de plaquettes), l'énergie de déformation se transforme en chaleur; cette chaleur est suffisante selon l'auteur pour qu'il y ait recristallisation et conservation d'une couche molle en surface (figure 7). L'auteur appuie cette supposition par des mesures de microdureté sur une coupe perpendiculaire à la surface (figure 8) donnant des valeurs plus faibles en surface que sous cette dernière (dureté de l'enclume). On doit cependant noter que malgré la faible charge utilisée (5gf), la microdureté prise à la surface est douteuse du fait que la taille de l'empreinte n'est pas seulement fonction du matériau à la surface mais aussi du matériau servant d'appui à la surface (figure 8).

Bien que le modèle ne donne pas de prévisions quantitatives, il permet cependant d'expliquer la corrélation entre les observations expérimentales et certaines propriétés des matériaux ductiles.

IV- PARAMÈTRES IMPORTANTS

Si l'usure par érosion est difficile à caractériser, il n'en demeure pas moins que les paramètres suivants jouent un rôle important sur le taux d'érosion: l'angle d'incidence, la vitesse, la taille et la concentration volumique des particules, la dureté et la morphologie des particules, le temps d'exposition de la cible et son état métallurgique.

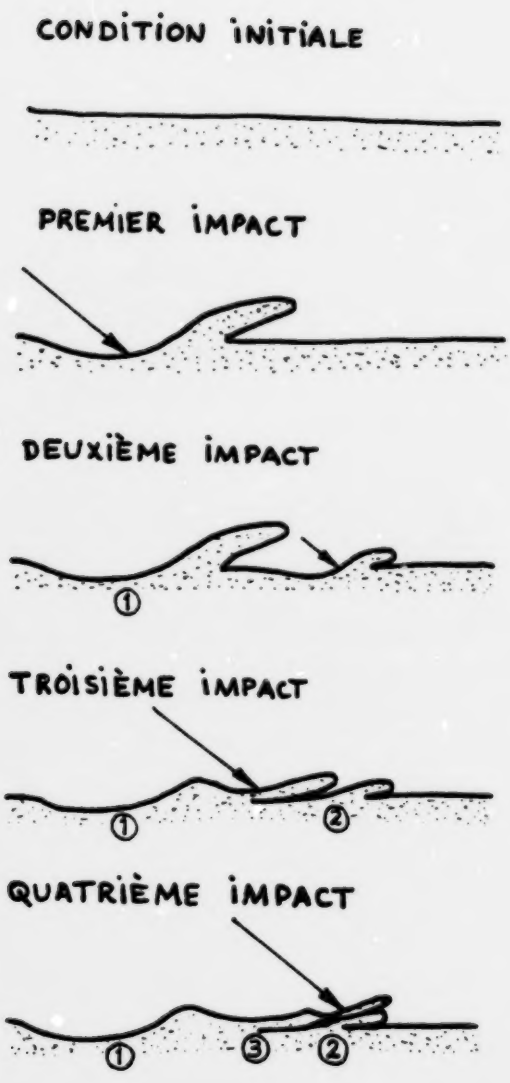

Figure 6 Séquence d'érosion par formation de plaquettes sur un matériau ductile (d'après Levy 1986).

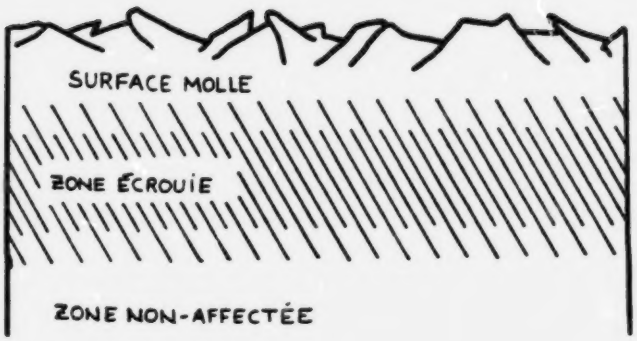

Figure 7 Vue en coupe de la surface érodée d'un matériau ductile (d'après Levy 1986).

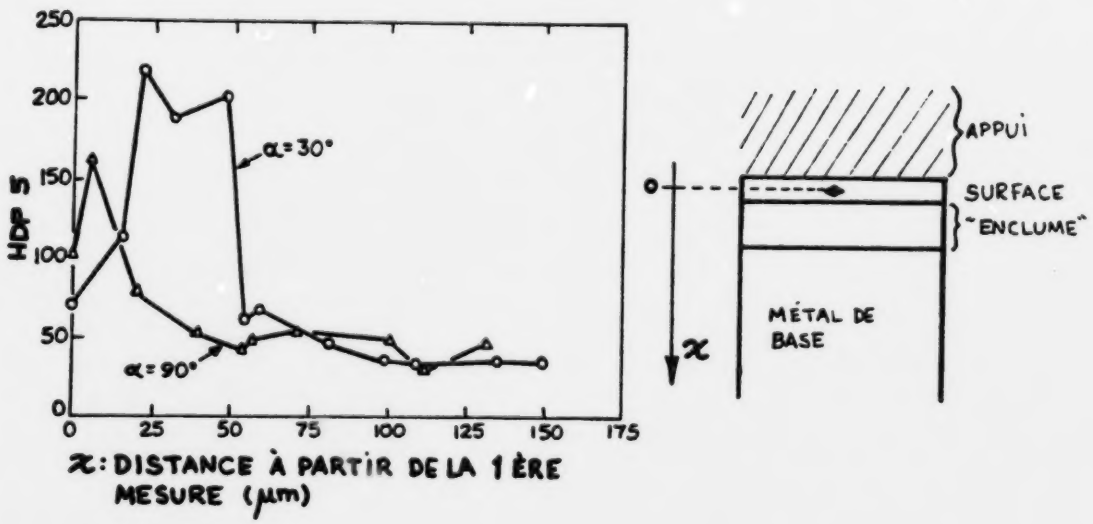

Figure 8 Profil de dureté sous la surface érodée d'un aluminium 1100-0. Particules: SiC, d = 250-300 µm, v = 60 m/s. Dureté du métal de base, 45 HDP5 (d'après Levy 1986).

1) L'angle d'incidence

Tel que décrit précédemment, l'angle d'incidence influence beaucoup le taux d'érosion $\dot{W}$. Nous avons vu que pour les matériaux ductiles, on retrouve généralement un taux d'érosion maximum pour un angle d'incidence se situant entre 10° et 30°. Pour les matériaux fragiles, le maximum correspond souvent à une incidence normale. La théorie de Bitter ne fait pas encore l'unanimité du fait qu'elle n'est pas basée sur les mécanismes d'enlèvement de matière (Finnie et al. 1979).

2) Vitesse des particules

Le taux d'érosion $\dot{W}$ est fonction de la vitesse des particules suivant une loi exponentielle:

$$\dot{W} \alpha v^n$$

où n est un exposant généralement situé entre 2 et 4. La valeur moyenne observée dans la littérature se tient autour de 2,4 (Hutchings 1981). Cet effet se déduit bien intuitivement du fait que l'énergie cinétique de la particule se transforme en grande partie en énergie de déformation qui conduit à l'érosion. La gamme de valeurs obervées pour l'exposant n semble dépendre de la nature des particules ainsi que de leurs formes. Maji et Sheldon (1979) montrent de plus que la fragmentation des particules décrite par Tilly et ses collaborateurs joue une rôle important dans la valeur de l'exposant n. Ils montrent ainsi que l'exposant est de 2,2 pour des particules sphériques d'acier recuit de 270 µm (ductiles) et de 2,4 pour des particules sphériques de même taile en acier durci (fragile).

3) Taille des particules

L'effet de la taille des particules sur l'érosion n'est pas clair. Certains auteurs mentionnent qu'il y a un seuil (≈20µm) au dessous duquel l'érosion n'est plus fonction de la taille des particules. D'autres auteurs

observent un seuil de 100 µm au dessous duquel l'érosion chute rapidement (Misra et Finnie 1981b). La réponse des matériaux selon qu'ils soient ductiles ou fragiles est aussi fonction de la taille des particules (Shewmon 1981). Ce seuil serait en fait associé au volume de contact (fonction de la vitesse de la particule) associé à la déformation de la cible. La fragmentation des particules de tailles importantes conduit à l'apparition de l'érosion secondaire; les particules de plus faibles tailles ont une probabilité plus faible de se rompre (nombre de défauts plus faible) et ainsi n'activent pas l'érosion secondaire (Maji et Sheldon 1979). La fragmentation peut donc expliquer l'occurence d'un seuil. La taille relative des particules par rapport à la taille ou dimension des caractéristique microstructurales de la surface (taille des précipités, espace entre ceux-ci, structure lamellaire, etc.) est probablement un paramètre important.

4) Caractéristique du fluide

La nature du fluide qui porte les particules joue un rôle très important sur les conditions d'impact. Considérons l'équation du mouvement d'une particule de diamètre d et de masse m dans un écoulement d'air de densité ρ:

$$m \frac{dv}{dt} = \tfrac{1}{2} C_d \rho A (v')^2$$

où: v : vitesse de la particule

v': vitesse relative de la particule par rapport à l'air

A : surface projetée de la particule sur un plan perpendiculaire à l'écoulement

C_d: coefficient de tirage (drag coefficient)

Des calculs effectués par Tilly (1969) à partir de cette équation ont montré que la vitesse et l'angle d'incidence des particules peuvent varier considérablement à l'approche de la cible (figure 9). Il montre ainsi que les particules de faibles dimensions sont sensibles à l'écoulement de l'air. De plus, on note que la dispersion dans l'angle d'incidence et la vitesse est

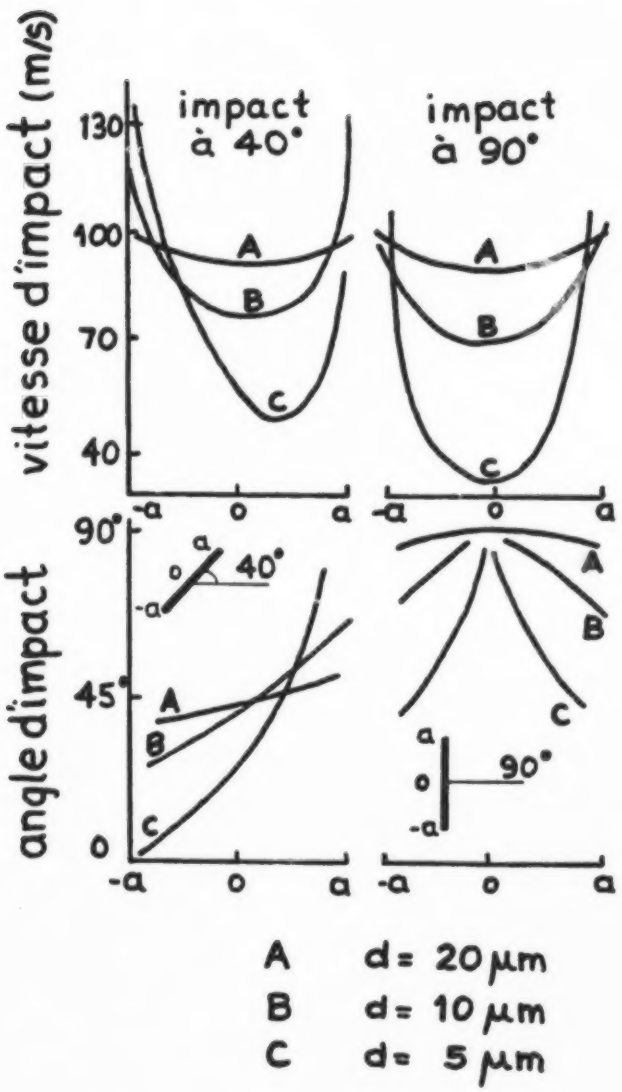

Figure 9 Distributions des vitesses et des angles d'incidence pour des particules portées par l'air ayant une vitesse de 104 m/s (d'après Engel 1976).

relativement faible à la surface de la cible pour les plus grosses particules.

Pour les fluides incompressibles avec un nombre de Reynolds faible associé à l'écoulement, la loi de Stokes donne une relation pour la force de tirage (dragging force) d'une sphère:

$$m \frac{dv}{dt} = 3\pi d\mu v'$$

où μ est la viscosité du liquide.

Cette force dépend bien sûr de la forme de la particule mais on note tout de même que celle-ci est de plus en plus grande lorsque la viscosité du fluide augmente. Ainsi, une particule dans un fluide aura d'autant plus tendance à suivre l'écoulement du fluide lorsque que celui-ci est dense. On peut donc s'attendre à ce que l'effet d'un "nuage" de particules soit aussi important dans le cas d'un gaz que dans celui d'un liquide. Cependant, le mouvement d'un liquide comme fluide aura plus tendance à emporter les particules que celui d'un gaz pour des angles d'incidence faibles. Pour des angles d'incidence élevés, le liquide sera plus efficace que le gaz pour ralentir la particule à l'arrivée de la surface (Hojo et al. 1986).

5) Concentration volumique des particules

Si on considère une interaction presque nulle entre les particules, le taux d'érosion augmente avec la concentration volumique pour des concentrations faibles (≈20%) (Truscott 1975). Pour des concentrations plus élevées, il y a un effet d'écran causé par les particules qui ont atteint la cible et qui subissent des rebonds (Uuemois et Kleis 1975, Levy et al. 1985). Cet écran protège partiellement la surface contre l'arrivée de nouvelles particules, le taux d'érosion devrait donc diminuer pour des concentrations plus fortes. La concentration en particule peut aussi jouer un effet sur les conditions d'écoulement du fluide. Pour de faibles concentrations volumiques

de particules, l'interaction faible entre les particules nous laisse supposer que la vitesse des particules est la même que celle du fluide. Cet effet est de moins en moins vrai lorsque la taille des particules augmente (Engel 1976). L'influence de la viscosité du fluide est donc aussi très importante.

6) Dureté et morphologie des particules

Ici on retrouve l'observation presque évidente d'un taux d'érosion plus grand quand les particules sont anguleuses (présence d'arêtes vives) comparées à des particules plus rondes (Levy et Chik 1983). Les mécanismes de microcoupage sont plus efficaces lorsque la contrainte appliquée sur la surface par la particule est concentrée dans une petite région (pointe). Le nombre de Miller (Norme ASTM G75) sert à classer les boues abrasives (slurry) selon leur abrasivité.

La dureté des particules ne semble pas jouer un rôle très important pourvu que celle-ci soit supérieure à celle du matériau à éroder.

7) Influence du temps d'exposition

Dans la plupart des cas, on observe un taux d'érosion constant dans le temps suite à une période d'incubation plus ou moins longue. Cete période d'incubation correspond au temps nécessire pour "traiter" la surface. La déformation plastique en surface conduit à une modification des propriétés de la surface qui correspondent à des taux d'érosion différents.

8) Influence de la température

L'effet de la température sur l'érosion peut être le plus souvent associé à la sensibilité des propriétés mécaniques à la température (Levy et al. 1985b). Ainsi, la température agit sur la limite d'élasticité, la ductilité, la ténacité, etc. L'effet de la température est donc plus ou moins clair du fait que l'érosion ne peut être reliée directement à l'une ou l'autre de ces propriétés du matériau.

9) État métallurgique de la cible

Le paramètre de l'érosion qui est sûrement le plus important et le moins bien compris est la caractéristique microstructurale de la cible.

L'influence d'une deuxième phase peut être plus ou moins importante dépendant de la forme et de la distribution de la seconde phase. L'échelle microscopique de la structure joue aussi un grand rôle sur le taux d'érosion en relation avec la taille des particules; si la taille des particules est plus faible que celle des aspects microstructuraux, on peut supposer que le taux d'érosion sera contrôlé par la participation des deux phases. Si, par contre, le taille des particules abrasives est plus grande, il est fort probable que le taux d'érosion sera contrôlé par la phase ayant une résistance à l'érosion plus élevée (ceci étant encore une fois fonction de la distribution de cette phase).

Le rôle de la porosité en relation avec l'érosion a été relativement peu étudié. Les résultats de Hansen et al. (1979) montrent que la résistance à l'érosion du Si_3N_4 pressé à chaud (dense) est de l'ordre de 10 fois supérieure à celle du Si_3N_4 moins dense. La présence de pores dans les céramiques peut parfois être considérée comme un avantage en réduisant la propagation des fissures ce qui correspond à une augmentation de la ténacité (Schmitt 1980). Conrad et al. (1983) observent aussi une augmentation du taux d'érosion avec la fraction de porosités dans les alliages d'aluminium obtenus par métallurgie des poudres. Ils observent de plus au début des essais un temps d'incubation associé à une incrustation des particules à l'intérieur des pores pour des angles d'incidence près de 90°. D'une façon générale, on peut s'attendre à une augmentation du taux d'érosion avec la porosité du fait qu'il y a moins de matière à arracher en surface pour un matériau poreux.

La dureté du matériau cible n'est pas, comme on le croyait d'abord, la caractéristique déterminante pour une bonne résistance à l'érosion. On rencontre ainsi des matériaux durs qui s'érodent plus vite que des matériaux plus mous. De tels résultats indiquent bien que 1) d'autres propriétés méca-

niques et physiques devraient être incluses dans un indice mesurant la résistance à l'érosion et que 2) les mécanismes d'érosion sont reliés de près aux aspects métallurgiques.

V- PROBLÈMES DANS L'ÉTUDE DE L'ÉROSION

Malgré l'établissement de certaines théories descriptives, l'érosion demeure un sujet complexe quant à sa quantification. Cet état des connaissances est sûrement relié au fait que certains résultats sont diamétralement opposés à ce que l'on pourrait prévoir à l'aide des théories déjà existantes. Les quelques exemples suivants démontrent bien les problèmes associés aux modèles proposés:

1) Levy (1981) montre qu'il y a un taux d'érosion supérieur pour la perlite fine comparée à la perlite grossière malgré la dureté supérieure de la première.

2) Reddy et Sundararajan (1986) observent un taux d'érosion maximum en incidence normale dans le cas d'une cible ductile bombardée par des particules sphériques non-friables.

3) La proportionalité entre le taux d'érosion et la vitesse des particules est contrôlée par un exposant passant de 2 à 3 (Shetty et al. 1985). Un autre paramètre (dépendant de la vitesse) devrait être inclus dans une théorie de l'érosion.

Ces exemples démontrent que les théories présentes ne sont pas satisfaisantes pour décrire tous les aspects de l'érosion. De plus, un paramètre semble généralement oublié par beaucoup d'auteurs: la vitesse de déformation. La grande sensibilité des matériaux à cette dernière (transition ductile-fragile) influence sûrement le taux d'érosion. Bien que la plupart des matériaux utilisés dans des applications de résistance à l'érosion sont fragiles (ex.: fontes), il n'en demeure pas moins qu'une certaine ductilité

conduit à un rendement meilleur (Levy 1986).

VI- MATÉRIAUX UTILISÉS

Dans les applications où certaines pièces sont soumises à l'érosion, les critères de choix d'un matériau sont fonctions des utilisations particulières. Ainsi, dans certains cas, la durée de vie d'une pièce sera plus importante à considérer que son prix d'achat. Dans d'autres cas, la pièce devra avoir de bonnes propriétés mécaniques en plus d'être résistante à l'érosion. L'étude portée sur les différentes classes de matériaux est donc une conséquence du grand nombre de critères de choix possibles.

Les matériaux principalement utilisés pour résister à l'érosion et appartenant aux différentes classes de matériaux (métaux, céramiques, polymères) sont couverts dans cette section. L'analyse comparative sera plutôt basée sur les classes de matériaux que sur les matériaux eux-mêmes.

1) Métaux

Bien qu'il n'ait pas été clairement démontré que la dureté soit le paramètre le plus important en relation avec une bonne résistance à l'érosion, l'usage de métaux ou d'alliages métalliques durs est le plus répandu. Dans l'industrie minière, le transport de minerai broyé dans un système de conduits est plus économique que le transport par trains ou camions pour de grandes quantités (Elkholy 1983). Le minerai est ainsi mélangé à l'eau, par exemple, pour former une boue abrasive qui sera transportée par un système de tuyauterie et de pompes. L'usure par érosion des tuyaux et des parties internes des pompes centrifuges est relativement importante.

L'expérience en service avec les pompes centrifuges montre que les fontes au nickel (Ni-hard: 4% Ni, 2% Cr) et les fontes blanches au chrome (12% Cr, 3% Mo) sont celles qui sont le plus souvent utilisées (Truscott 1979). La formation de carbures de type M_7C_3 en grande proportion confère une dureté

élevée aux fontes blanches. La matrice, généralement martensitique, sert de liant aux carbures. Le bon comportement de ces matériaux a d'abord été observé en abrasion. Ces matériaux montrent aussi une bonne résistance à l'érosion lorsque les particules sont de tailles moyennes (Truscott 1979). Une addition plus importante de chrome (jusqu'à 28% Cr) conduit à une meilleure résistance à la corrosion, le prix en souffrant évidemment.

Dans les cas où les particules abrasives sont de tailles plus importantes, la ténacité des pièces de pompe devient un paramètre important et l'utilisation d'aciers au manganèse (12% Mn), communément appelés aciers Hadfield, se justifie par le durcissement par déformation observé dans ces aciers. En effet, suite aux impacts associés à de grosses particules, il y a un durcissement de la surface associé à une transformation martensitique, la région sous la surface restant plus ductile et tenace. Cette caractéristique tend à empêcher la rupture fragile brusque de la roue (propulseur) dans une pompe centrifuge (Truscott 1979).

L'excellent comportement de la stellite 6B (alliage de cobalt avec 30% Cr) est dû à la capacité de la matrice de cobalt d'absorber l'énergie en subissant une transformation de phase activée par la déformation, la matrice passant d'une structure cubique à faces centrées à une structure hexagonale compacte (Schmitt 1979). Ce comportement est étonnant du fait que l'énergie de déformation de la stellite 6B (d'après les courbes de traction) est moyenne.

Malgré la bonne performance des métaux, il semble que l'on ait atteint un plafonnement des propriétés mécaniques qui se traduit par des prévisions futures de faibles gains en termes de résistance à l'érosion.

2) Céramiques

Bien que les céramiques possèdent généralement une bonne résistance à l'érosion (comparée à celle des métaux), les applications sont très limitées. Dans le cas des pompes à boues abrasives, avec une roue propulsive (impeller)

tournant à 1000 rpm, l'utilisation d'un matériau fragile peut conduire à une catastrophe si il y a rupture de la pièce. C'est pour cette raison que les matériaux céramiques sont surtout utilisés comme revêtement statique des parois internes de la pompe. De plus, la mise en forme et le coût des matériaux céramiques impose une certaine limite quant au volume utilisé. Ainsi, l'utilisation de revêtements d'alumine et de basalte pour protéger les parois internes des conduits à boues abrasives ne se fait qu'aux endroits où l'érosion est sévère, comme dans les coudes par exemple. Une telle utilisation se révèle économique seulement pour des conduits à courtes distances contenant des boues très abrasives (Truscott 1975).

Le phénomène d'érosion est aussi observé à la surface des déversoirs (spillway) de béton des installations hydroélectriques. La profondeur du dommage peut parfois atteindre 1 m (Liu 1981)! L'érosion dans ces cas est associée au passage de particules ayant des tailles de l'ordre du centimètre. Les solutions envisagées pour ce genre de problème portent sur l'utilisation d'un revêtement compatible avec la base en béton.

Malgré la faible utilisation des céramiques dans les pompes à boues et conduits, il n'en demeure pas moins intéressant de voir quelques résultats obtenus en laboratoire concernant l'usure par érosion. Un des premiers modèles proposé par Sheldon et Finnie (1966) suppose que l'interaction entre la particule et le matériau fragile est purement élastique. C'est plus tard qu'on observe effectivement la présence de déformation plastique à la surface des matériaux testés (Routbort et al. 1980). Deux modèles tenant compte de cette plasticité ont été développés (Evans et al. 1978 et Wiederhorn et Lawn 1979) et traduisent assez bien le type de rupture observé en surface. La formation de fissures latérales parallèles à la surface (Figure 10) serait la plus grande cause de la perte de matière. Tout mécanisme ou phénomène bloquant la propagation de ces fissures latérales aura pour effet d'augmenter la résistance à l'érosion. Dans cet ordre d'idée, Dimond et al. (1983) mentionnent que le facteur d'intensité de contrainte K_{IC} est un paramètre prédominant contrôlant la résistance à l'érosion des matériaux fragiles. Les deux modèles cités plus haut montrent d'ailleurs la même dépendance du taux

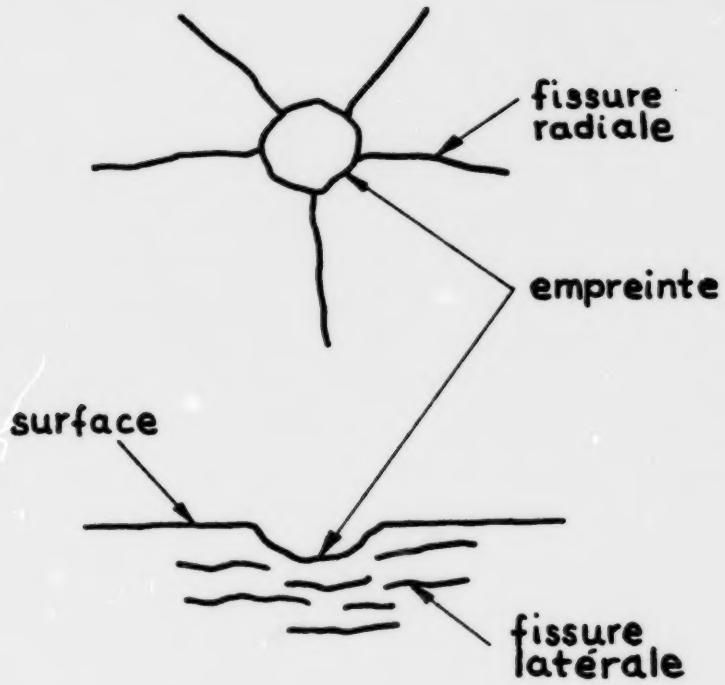

Figure 10 Dommage observé en surface pour des matériaux fragiles.

d'érosion envers K_{IC}:

$$\dot{W} \alpha (K_{IC})^{-4/3}$$

On peut donc s'attendre à observer un taux d'érosion qui sera fonction de la microstructure des céramiques du fait que la ténacité de ces dernières est fortement fonction des aspects microstructuraux. C'est ainsi que le rôle de la porosité dans les céramiques peut être vu comme étant négatif ou positif. Négatif du fait que la surface exposée aux particules contient déjà des aspérités facilitant l'isolement et l'arrachement d'un élément de volume. Positif dans le cas où les porosités ont des volumes comparables à ceux des particules pouvant ainsi les piéger en surface; Gulden (1981) a observé un tel piégeage à la surface du Si_3N_4. De plus, la ténacité des céramiques augmente en partie avec le volume de porosité; les pores freinant efficacement les avancées de fissures.

Morrison et al. (1985) ont observé sur la mullite ($3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$) que les modèles d'érosion des matériaux fragiles sont applicables en considérant la composante de vitesse perpendiculaire à la surface des particules pour des angles d'incidence au dessus de 15°. Une plasticité importante a été observée pour des angles d'incidence inférieurs à 15°. La plasticité se manifeste plus à haute température et Engman (1983) a observé sur des briques céramiques que l'érosion d'une phase vitreuse est plus importante que celle de la phase cristalline donnant ainsi une surface avec des cristaux en relief.

3) Polymères

L'utilisation de matériaux ou revêtements en matière plastique est très marginale du fait que ceux-ci ont une résistance à l'érosion généralement assez faible. Leur usage est surtout recommandé lorsque la boue est très corrosive et peu abrasive.

Le caoutchouc naturel et le néoprène sont utilisés comme revêtements moulés à l'intérieur des pompes à boues abrasives. Leur capacité à subir de

fortes déformations dans le domaine élastique en font des matériaux résistant à l'érosion. Il faut cependant que le revêtement soit suffisamment épais et que les particules ne soient pas trop grosses et aigues; de telles particules auront pour effet de couper l'élastomère pour ainsi favoriser le déchirement du revêtement et l'exposition du matériau de base au milieu érosif. L'érosion des élastomères est maximum lorsque l'angle d'incidence est faible (Ephithite 1985); leur utilisation dans les conduits n'est donc pas tout à fait justifiée. L'écoulement presque laminaire à l'intérieur des conduits a pour effet d'amener les particules vers la surface interne sous des angles d'incidence faibles. De plus, et contrairement à celui des pompes, le remplacement du revêtement polymérique à l'intérieur des conduits est impraticable. L'avantage de tels revêtements réside dans le coût et la facilité de remplacement des pièces à l'intérieur des pompes. La figure 11 montre les endroits typiques à l'intérieur d'une pompe où l'on retrouve un revêtement.

CAT Nº.	DESCRIPTION	CAT. Nº.	DESCRIPTION	CAT. Nº.	DESCRIPTION	CAT. Nº.	DESCRIPTION
1-009-0	SHAFT SLEEVE	5-007-0	SHAFT	5-127-0	BRG. CYLINDER STRAP	6-008-0	WATER SEAL BUSHING
2-001-0	GLAND HALF CASING	5-018-3	BRG. COVER INBOARD	5-177-3	BRG. SEAL INBOARD	6-014-0	GLAND
2-001-5	SUCTION HALF CASING	5-018-4	BRG. COVER OUTBOARD	5-177-4	BRG. SEAL OUTBOARD	6-073-0	STUFFING BOX
2-046-5	SUCTION SIDE PLATE	5-024-3	WATER SLINGER	5-409-3	GASKET BRG. COVER INBOARD	6-914-0	"O" RING STUFFING BOX
2-174-0	GLAND SIDE LINER	5-038-3	ROLLER BRG. INBOARD	5-409-4	GASKET BRG. COVER OUTBOARD	6-924-0	PACKING
2-174-5	SUCTION SIDE LINER	5-038-4	ROLLER BRG. OUTBOARD	5-516-4	BEARING LOCKNUT		
4-002-0	IMPELLER	5-083-0	PEDESTAL	5-517-4	BEARING LOCKWASHER		
		5-084-0	BEARING CYLINDER	5-530-0	OIL CAP WITH VENT		

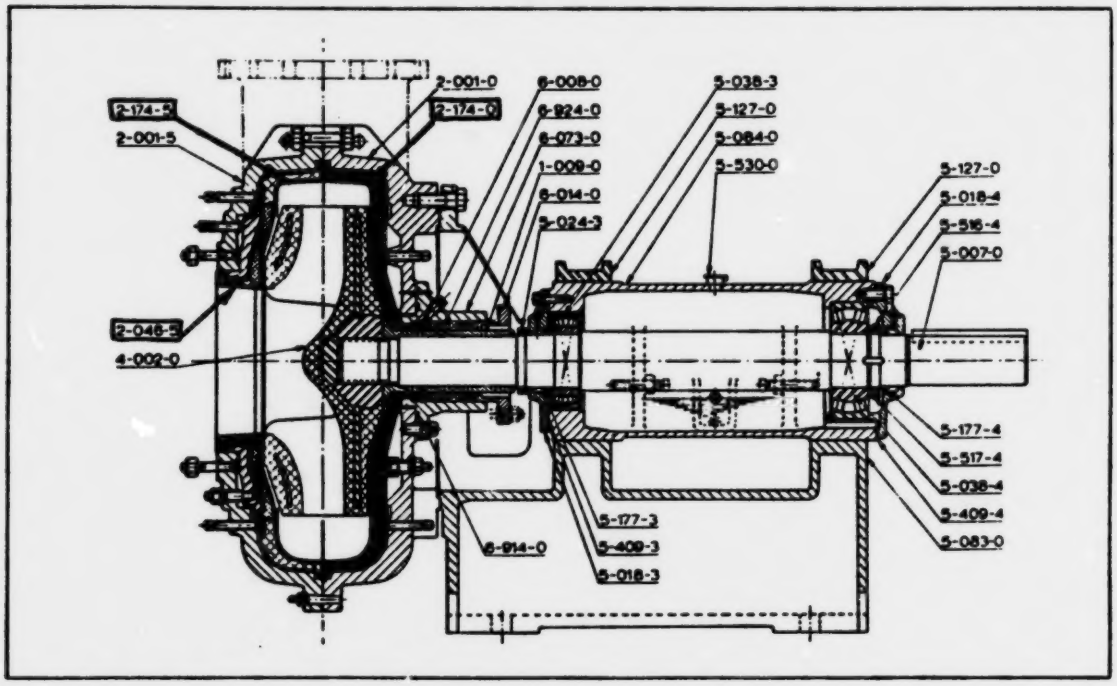

Figure 11 Pompe à boues abrasives d'Allis Chalmers de type SRL-C 12x10x25. Les numéros de pièces encadrés correspondent aux parties internes servant de revêtement.

BIBLIOGRAPHIE

- J.G.A. Bitter (1963), Wear, 6, 5.

- J.G.A. Bitter (1963), Wear, 6, 169.

- H. Conrad, Y.W. Shin et G.A. Sargent (1983), Wear of Materials, 1983, K.C. Ludema (ed.), ASME, p. 367.

- C.R. Dimond, J.N. Kirk et J. Briggs (1983), Wear of Materials 1983, Ludema (ed.), ASME, p. 333.

- A. Elkholy (1983), Wear, 84, 39.

- P.A. Engel (1976), Impact Wear of Materials, Elsevier.

- U. Engman (1983), Wear of Materials 1983, Ludema (ed.) ASME, p. 319.

- H.J. Ephithite (1985), Bulk. Sol. Hand., 5, 1041.

- A.G. Evans, M.E. Gulden et M. Rosenblatt (1978), Proc. R. Soc. Lond. A 361, 343.

- I. Finnie (1958), Proc. 3rd U.S. Natl. Congress Appl. Mech., Pergamon Press, London, p. 527.

- I. Finnie, A. Levy et D.H. McFadden (1979), Erosion: Prevention and Useful Applications (W.F. Adler, ed.), ASTM STP 664, 36.

- I. Finnie, J. Wolak et Y.H. Kabil (1967), J. of Materials, 2, 682.

- M.E. Gulden (1981), Wear, 69, 115.

- J.S. Hansen, J.E. Kelley et F.W. Wood (1979), U.S. Dept. of the Interior, Bureau of Mines, report 8335, Washington.

- H. Hojo, K. Tsuda et T. Yabu (1986), Wear, 112, 17.

- I.M. Hutchings (1981), Wear, 70, 269.

- A.V. Levy (1981), Wear, 68, 269.

- A.V. Levy (1986), Wear, 108, 1.

- A.V. Levy et P. Chik (1983), Wear, 89, 151.

- A.V. Levy, J. Yan et V.D. Arora (1985), Wear, 101, 117.

- A.V. Levy, J. Yan et J. Patterson (1985b), Wear of Materials 1985, K.C. Ludema (ed.) ASME, p. 708.

- T.C. Liu (1981), ACI Journal, Sept.-Oct., 341.

- J. Maji et G.L. Sheldon (1979), Erosion: Prevention and Useful Application, ASTM STP 664, (W.F. Adler ed.), 136.

- A. Misra et I. Finnie (1981), Wear, 68, 33.

- A. Misra et I. Finnie (1981b), Wear, 65, 359.

- C.T. Morrison, J.L. Routbrot et R.O. Scattergood (1985), Wear of 1985, Ludema (ed.), ASME, p. 697.

- J.H. Neilson et A. Gilchrist (1968), Wear, 11, 111.

- A.V. Reddy et G. Sundararajan (1986), Wear, 111, 313.

- J.L. Routbort, R.O. Scattergood et E.W. Kay (1980), J. Am. Ceram. Soc., 63, 635.

- G.F. Schmitt Jr. (1979), Technical Report, Air Force Materials Laboratory, AFML-TR-79-4122.

- G.F. Schmitt Jr. (1980), Wear Control Handbook, M.B. Peterson et W.O. Winter (eds.), ASME, p. 231.

- G.L. Sheldon et I. Finnie (1966), Trans. ASME, J. Eng. Ind., 88, 393.

- D.K. Shetty, I.G. Wright et J.T. Stropki (1985), ASLE Trans., 28, 123.

- P.G. Shewmon (1981), Wear, 68, 253.

- G. Sundararajan et P.G. Shewmon (1983), Wear, 84, 237.

- G.P. Tilly (1969), Wear, 14, 241.

- G.P. Tilly et W. Sage (1970), Wear, 16, 447.

- G.P. Tilly (1973), Wear, 23, 87.

- G.F. Truscott (1975), BHRA Report TN. 1295.

- G.F. Truscott (1979), Hydrotransport 6, BHRA Fluid Eng. chap. 7.

- H. Uuemŏis et I. Kleis (1975), Wear, 31, 359.

- S.M. Wiederhorn et B.R. Lawn (1979), J. Am. Ceram. Soc., 62, 66.